

円筒断面鋼製橋脚の弾塑性挙動に及ぼす軸力変動の影響

Effect of Axial Force Fluctuation on Elasto-plastic Behavior of Steel Piers with Cylinder Section

中村 聖三* 小林 明弘** 高橋 和雄***

○Shozo NAKAMURA, Akihiro KOBAYASHI and Kazuo TAKAHASHI

ABSTRACT Effect of axial force fluctuation on elasto-plastic behavior of steel piers with cylinder section was investigated by nonlinear finite element analysis. Five structural models with four kinds of axial force fluctuation were analyzed, and their ultimate strength, ductility and energy absorption capability were discussed. As a result, it was found that the axial force fluctuation has relatively high effect only on the ultimate strength and ductility.

Keywords : 鋼製橋脚, 軸力変動, 耐力, 変形能, 円筒断面

steel pier, axial force fluctuation, ultimate strength, ductility, cylinder section

1. はじめに

平成7年1月17日に発生した阪神・淡路大震災により, 高速道路や新幹線, さらに地下鉄や公共構造物などの都市施設が大きく崩壊し, 高架橋を中心にじん性が高いと思われていた鋼製橋脚にも被害を生じた。

大地震に対する鋼製橋脚の弾塑性挙動を解明するには, 実験的あるいは数値解析的な検討が必要である。現象の再現性に関する信頼度は前者が後者より一般に優れているが, パラメトリックに種々の因子の影響を調査するには, 実験設備や費用等の制約があり, 数値解析が有効な手段となってくる。また従来, 非線形解析は, 一部の研究者のみが行えるものであったが, コンピュータ性能の飛躍的向上, 汎用解析ソフトウェアの普及などにより, 一般技術者にも比較的容易に行えるようになってきたため, 最近では解析的な研究が多く行われている。例えば, 単柱式橋脚に対して, 鈴木ら¹⁾は, 汎用非線形構造解析ソフトウェア MARC を用いて, 箱形断面鋼製橋脚に対し単調増大の荷重を作用させた弾塑性有限変位解析を行い, 強度と変形能を調査している。中川²⁾らは, 汎用非線形

構造解析ソフトウェア ABAQUS を用いて, 繰り返し荷重を受ける箱形断面鋼製橋脚に対し, 鋼材の硬化則として等方硬化則を用いた弾塑性有限変位解析を行い, 断面形式が変形能に及ぼす影響を調べている。安波ら³⁾は, MARC を用いて, 繰り返し荷重を受ける円形断面鋼製橋脚に対し等方硬化則と移動硬化則を用いて弾塑性解析を行い, 実験結果と比較している。また, ラーメン橋脚に対して, 池田⁴⁾らは, FEM 解析による実験結果の再現性を確認した上で, より高い軸力が作用した場合および既設橋脚程度の部材パラメータを有する場合の2ケースについて FEM 解析を行い, それらの耐震性能について検討し, さらに, 簡易解析モデルによる耐震性能の評価法について, 軸力比および部材パラメータの影響を FEM 解析結果と比較することにより検討している。

鋼製橋脚の耐震性能に関しては, 阪神・淡路大震災後, しばらくは単柱式橋脚を対象とする検討が主であったが, 近年, ラーメン橋脚に関する検討が精力的に実施されるようになってきた。また, 単柱式橋脚と比較した場合のラーメン橋脚の特徴は水平力の作用により柱部材

*博(工) 長崎大学 工学部社会開発工学科 助教授 (〒852-8521 長崎市文教町 1-14)

** 長崎大学 工学部社会開発工学科 (研究当時) (同上)

***工博 長崎大学 工学部社会開発工学科 教授 (同上)

の軸力が変動することであるが、パラメトリックに軸力変動の影響を検討した例は見当たらない。

そこで本研究では、円筒断面鋼製ラーメン橋脚の柱部材に着目し、柱頭部に軸力変動と水平力を同時に受ける片持ち柱としてモデル化し、径厚比パラメータ、細長比パラメータを変化させた弾塑性有限変位解析を行い、耐荷力や変形能と吸収エネルギーに及ぼす軸力変動の影響を調査した。

2. 解析概要

2.1 橋脚の諸元

解析モデルの径厚比パラメータ R_t 、細長比パラメータ λ は表-1 のように設定した。 R_t 、 λ の定義式を式(1)、(2)に示す。 R_t については、道路橋示方書・同解説⁵⁾において脆性的な破壊を防ぐことができるとされている R_t の上限値である 0.08 付近を主たる検討対象とし、さらに、耐荷力や変形能に及ぼすその影響を調査することを考え、現実的な範囲で 3 つの値を設定した。また λ については、鋼製ラーメン橋脚の実績調査結果⁶⁾を参考に、比較的実績の多い範囲で上下限值と中央値を採った。既往の研究で設定されている解析モデル⁷⁾を参考に、板厚中心の直径 D を 891mm とし、設定したパラメータの組合せに対して式(1)より板厚 t を、式(2)よりモデル高さ h を算定した。表-1 にはこのようにして得られた橋脚諸元、および式(3)、(4)で求められる初期軸力状態に対する降伏水平変位 δ_y および降伏水平荷重 H_y もあわせて示している。

$$R_t = \frac{R}{t} \sqrt{3(1-\nu^2)} \frac{\sigma_y}{E} \quad (1)$$

$$\lambda = \frac{2h}{r_x} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (2)$$

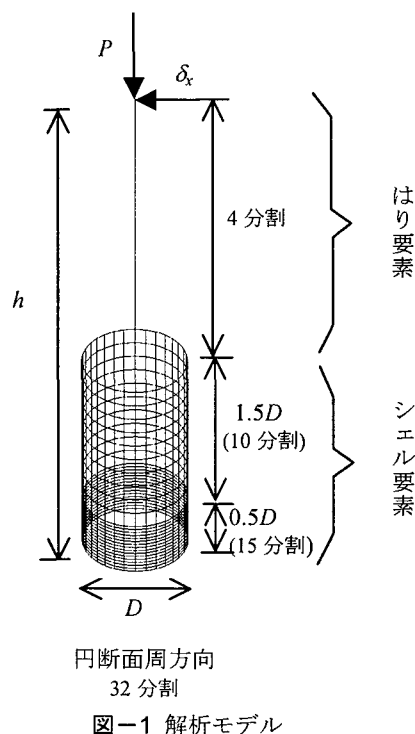
$$\delta_y = \frac{H_y h^3}{3EI} \quad (3)$$

$$H_y = \left(\sigma_y - \frac{P_0}{A} \right) \frac{Z}{h} \quad (4)$$

ここに、 σ_y ：降伏応力、 E ：ヤング率、 ν ：ポアソン比、 R ：板厚中心半径、 t ：板厚、 h ：モデル高さ、 r_x ：断面 2 次半径、 I ：断面 2 次モーメント、 P_0 ：初期軸力、 A ：断面積、 Z ：断面

表-1 解析モデルの諸元

モデル	R_t	λ	D (mm)	t (mm)	h (m)	H_y (kN)	δ_y (mm)
S1	0.075	0.30	891	11.7	4.301	348.8	13.8
S2	0.075	0.40	891	11.7	5.734	261.6	24.6
S3	0.075	0.50	891	11.7	7.168	209.3	38.4
S4	0.050	0.30	891	17.5	4.301	519.2	13.7
S5	0.110	0.30	891	8.0	4.300	238.5	13.9



係数である。なお、表-1 に示した値を求めるに際しては $\sigma_y=245\text{N/mm}^2$ 、 $E=2.06 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ 、 $\nu=0.3$ としている。

2.2 解析方法

2.2.1 解析モデル

解析には MARC K7.3⁸⁾を用い、解析時間を短縮させるため、図-1 に示すように対象橋脚の基部から $2D$ の高さまでをシェル要素 (No.75) でモデル化し、残りをはり要素 (No.52) でモデル化した。要素 52 は弾性材料挙動のみが許されたオイラー・ベルヌイ理論による直線はり要素であり、大変形の定式化においては、有限な曲率変化は無視されている。はりの軸方向には線形の補間関数、軸に垂直な方向には 3 次の

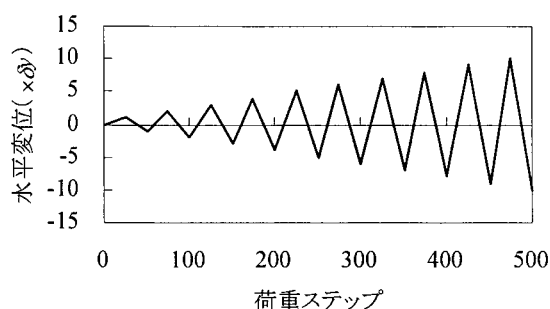


図-2 水平載荷プログラム

補間関数が用いられている。要素75は、全体座標系での変位と回転角を自由度として有する4節点厚肉シェル要素である。座標および変位、回転角には双1次の内挿関数を用いられている。面内ひずみは変位成分から、曲率は回転角成分から計算される。面外方向のせん断ひずみは、要素各辺の midpoint で計算され数値積分点（面内4×4、板厚方向5）へ内挿される。この要素は高次の局所自由度が存在しないので、折れ曲がり部分においてもタイイングなどの処理をすることなく、直接使用することができるという利点を有する。要素分割はシェル要素部分を、高さ方向には局部座屈が発生すると思われる0.5Dまでを15分割、残りの1.5Dの部分を10分割し、断面の周方向には32分割した。はり要素は4分割した。橋脚基部は完全固定とし、シェル要素上端の節点とはり要素下端の節点との間には、平面保持の仮定が成立するような拘束条件を与えた。初期たわみや残留応力等の初期不整は考慮しなかった。

2.2.2 載荷条件

モデルの柱頭部に以下に示すような水平変位 δ_x と変動軸力 P を同時に与えた。

(1) 水平変位 δ_x

水平変位 δ_x は降伏変位 δ_y を基本とする漸増繰り返し変位とし、各変位振幅での繰り返し数は1回とした（図-2）。降伏変位 δ_y は表-1に示している。

(2) 変動軸力 P

変動軸力 P については、柱頂部に水平荷重を受ける固定門形ラーメンでは、水平力 H に比例して柱軸力が変動することを考慮し、軸力変動のない場合の各変位ステップに対する水平荷重 H_0 に比例定数 a を乗じたものを軸力の

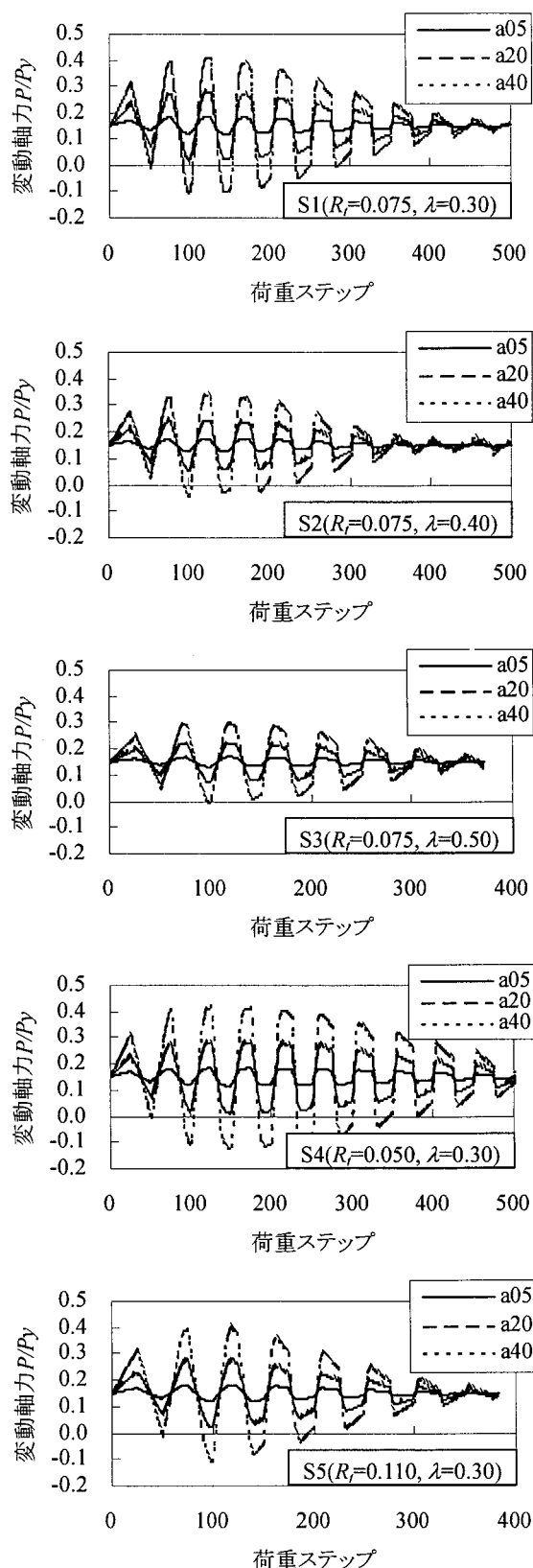


図-3 各モデルの載荷軸力

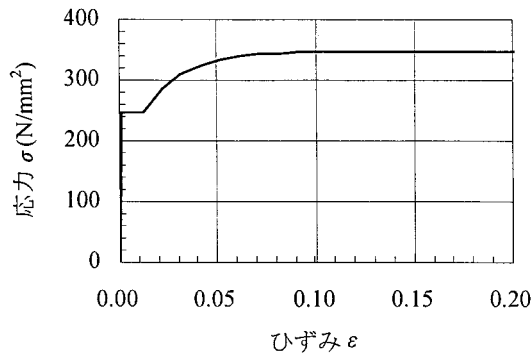


図-4 応力-ひずみ曲線

変動分として与えることにした(式(5)). 初期軸力 P_0 は柱の全断面降伏軸力 P_y の 15% とし, a の値は 0, 0.5, 2.0, 4.0 の 4 種類とした. 以降, これらの解析ケースをそれぞれ $a0$, $a05$, $a20$, $a40$ と表記する. 柱に対するはりの剛比 k を 1.0 と仮定すると, $a05$, $a20$, $a40$ に対する柱高さ h' とはり支間 L の比 L/h' の値は, それぞれ 1.71, 0.46, 0.21 となる. 図-3 に各モデルの载荷軸力を示す.

$$P = P_0 + aH_0 \quad (5)$$

2.2.3 材料特性

文献 9) に基づき応力-ひずみ関係式として式(6)を用いた. 使用材料としては SS400 を想定し, $\xi = 0.06$, $E/E_{st} = 40$, $\varepsilon_{st}/\varepsilon_y = 10$ とした. 解析に用いた応力-ひずみ曲線を図-4 に示す. MARC への入力時にはこれを多直線で近似した. MARC で使用可能な硬化則としては, 等方硬化則と移動硬化則があるが, 既往の研究により最大耐荷力からわずかに強度劣化した領域まで, 後者の方がより正確な結果が得られることが判明している¹⁰⁾ ため, 移動硬化則を用いた.

$$\frac{\sigma}{\sigma_y} = \frac{1}{\xi} \frac{E_{st}}{E} \left[1 - \exp \left\{ -\xi \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} - \frac{\varepsilon_{st}}{\varepsilon_y} \right) \right\} \right] + 1 \quad (6)$$

ここで, ε_{st} , E_{st} : 硬化開始時のひずみと応力-ひずみ曲線の勾配, ε_y : 降伏ひずみである.

2.2.4 その他の解析仕様

解析オプションにおいて, Large Displacement と Update Lagrange Procedure を使用した. 前者はすべての大変形問題あるいは座屈問題を解析する場合に必要なものであり, このフラグが

表-2 主な解析仕様

項目	仕様
ソフトウェア	MARC K7.3
使用要素	弾性はり要素(No.52) 4 節点厚肉シェル要素(No.72)
積分点	No.72: 面内 4×4, 板厚方向 5
応力評価点	積分点
応力-ひずみ関係	Multi-Linear(多直線近似)
降伏条件	Von Mises
硬化則	移動硬化則
幾何学的非線形性	定式化: Updated Lagrangian
初期条件	初期不整なし
収束計算法	Newton-Raphson 法
収束条件	最大残差力/最大反力 ≤ 0.01

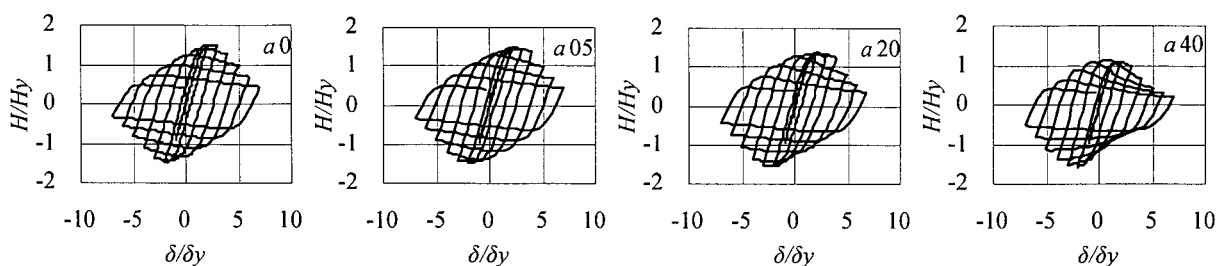
設定されると, 大変形の効果を剛性に反映するために, 幾何剛性マトリックスと初期応力剛性マトリックスが計算され, 解析に考慮される. 後者は移動ラグランジェ手法を使用して, 解析を実行させるフラグを設定するためのオプションである. この手法を用いることにより, 変形した後の要素の形状で要素剛性マトリックスの作成が行われ, 応力-ひずみ出力が, 変形後の要素に適用可能な座標系で与えられる. 収束条件は最大残差力/最大反力 ≤ 0.01 とし, 収束計算法として Newton-Raphson 法を用いた. また, 降伏条件としては Von Mises の降伏条件を用いた. 主な解析仕様を一覧表にして表-2 に示す.

3. 解析結果と考察

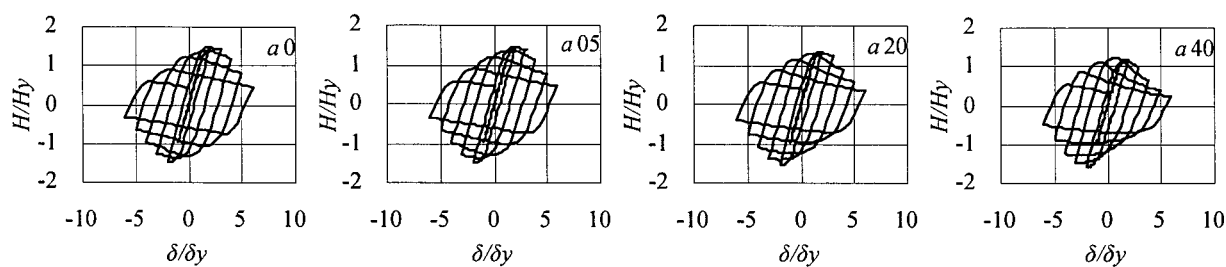
3.1 荷重-変位履歴曲線

解析により得られた全ケースの水平荷重-水平変位履歴曲線を図-5 に示す. 同図の横軸は δ_y で無次元化した柱上端部の水平変位, 縦軸は H_y で無次元化した水平荷重とした.

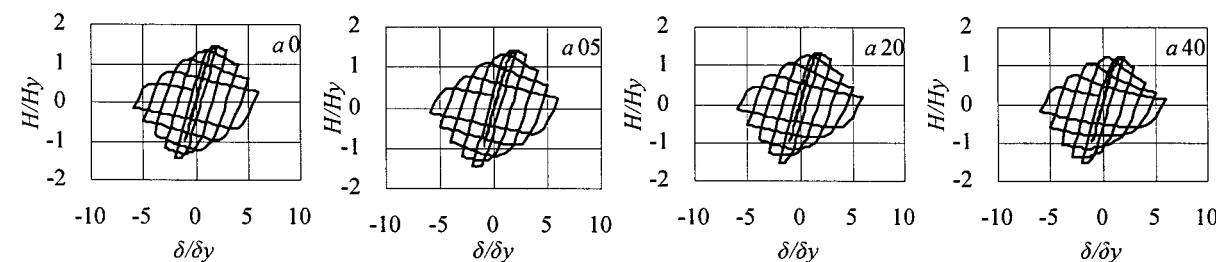
すべてのモデルにおいて, 軸力変動がない場合には履歴曲線が原点に関してほぼ対称であるが, 軸力変動が大きくなるにつれて非対称性が強くなっている. これは変位が正の場合には変位の増加に伴い軸力も増加するのに対して, 変位が負の場合には変位の増加に伴い軸力が減少するという, 荷重の非対称性によるものであると考えられる.



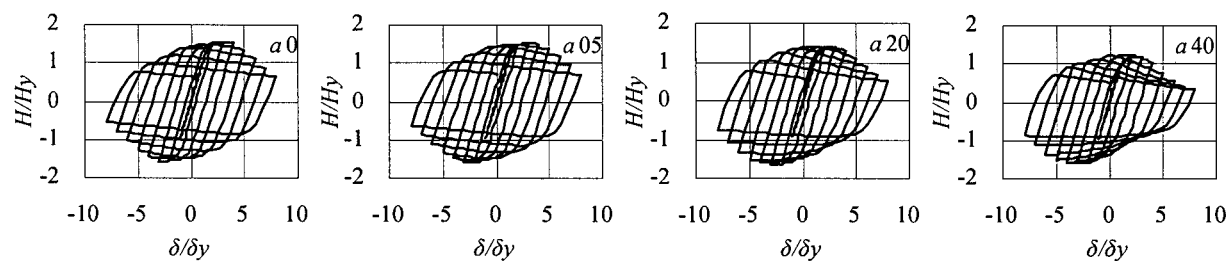
(a) モデル S1 ($R_f=0.075$, $\lambda=0.30$)



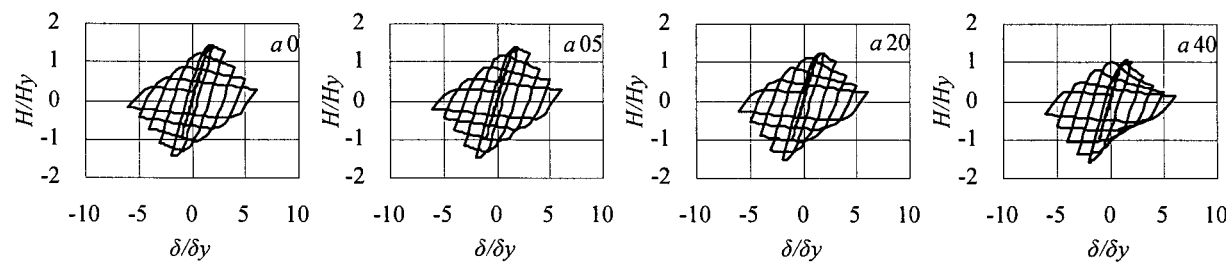
(b) モデル S2 ($R_f=0.075$, $\lambda=0.40$)



(c) モデル S3 ($R_f=0.075$, $\lambda=0.50$)



(d) モデル S4 ($R_f=0.050$, $\lambda=0.30$)



(e) モデル S5 ($R_f=0.110$, $\lambda=0.30$)

図-5 水平荷重-水平変位履歴曲線

各モデルにおいて $a0 \sim a40$ を比較すると、軸力変動の影響は $a05$ まではほとんど見られず、 $a20$ から明確に認められるようになっている。

また、各モデル間で軸力変動の影響度合いが異なるように見受けられる。

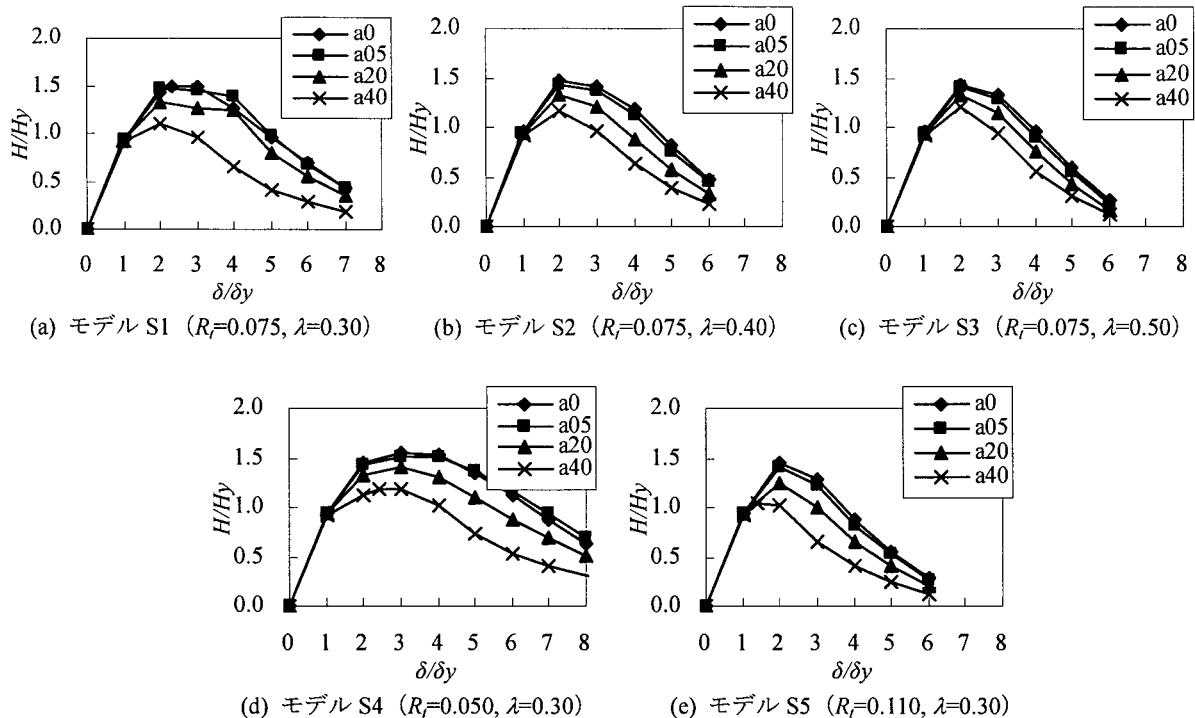


図-6 履歴曲線の包絡線

3.2 履歴曲線の包絡線

図-6 には、3.1 で示した荷重-変位履歴曲線の包絡線を示す。なお、本包絡線の作成においては、例えばモデル S2-a0 のように、変位振幅 $3\delta_y$ へ向けての載荷途中、 $2\delta_y$ より小さい水平変位で H_{max} を示したような場合には、前載荷サイクルの最大変位である $2\delta_y$ で H_{max} となったものとした。

すべてのモデルにおいて a05 は軸力変動のない a0 とほとんど同じ包絡線形状を示しているが、a20, a40 については、明らかに軸力変動の影響が認められる。また、径厚比パラメータが等しいモデル S1~S3 を比較すると、細長比パラメータ λ の値が小さいほど軸力変動の影響が大きい傾向を示している。本研究ではモデルに作用させる軸力変動の大きさを、式(5)に示したように、変動がない場合 (a0) の水平反力に比例させたため、 λ の値が小さい場合ほど a0 の水平反力が大きくなり、それにとまって大きな軸力変動を作用させることになったため (図-3 参照)、このような結果が得られたものと考えられる。

3.3 最大耐力力と変形能

表-3 には 3.2 で示した包絡線から得られる

表-3 耐力力と変形能

モデル		H_{max}/H_y	δ_m/δ_y	δ_{95}/δ_y
S1	a0	1.50	2.30	3.28
	a05	1.46	2.00	3.83
	a20	1.30	2.00	3.38
	a40	1.09	2.00	2.40
S2	a0	1.47	2.00	3.07
	a05	1.44	2.00	3.03
	a20	1.34	2.00	2.52
	a40	1.18	2.00	2.29
S3	a0	1.44	2.00	2.65
	a05	1.42	2.00	2.55
	a20	1.34	2.00	2.35
	a40	1.21	2.00	2.23
S4	a0	1.54	3.00	4.37
	a05	1.52	3.00	4.45
	a20	1.40	3.00	3.66
	a40	1.19	2.40	3.34
S5	a0	1.44	2.00	2.46
	a05	1.40	2.00	2.40
	a20	1.24	2.00	2.26
	a40	1.05	1.40	2.06

最大水平荷重(H_{max})、それに対する水平変位 (δ_m)およびピーク後荷重が H_{max} の 95%まで低下した点での水平変位(δ_{95})を、荷重については H_y で、変位については δ_y で無次元化して示す。また、図-7 には軸力変動の大きさが H_{max} , δ_m , δ_{95} に及ぼす影響を示す。

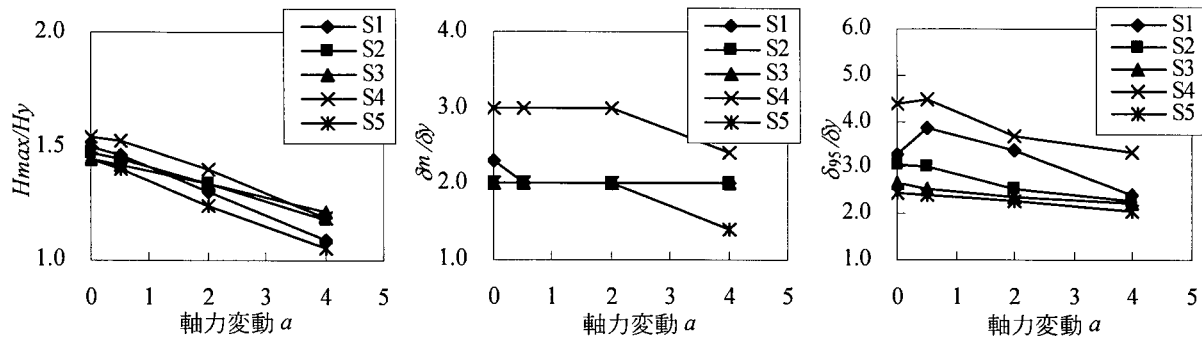
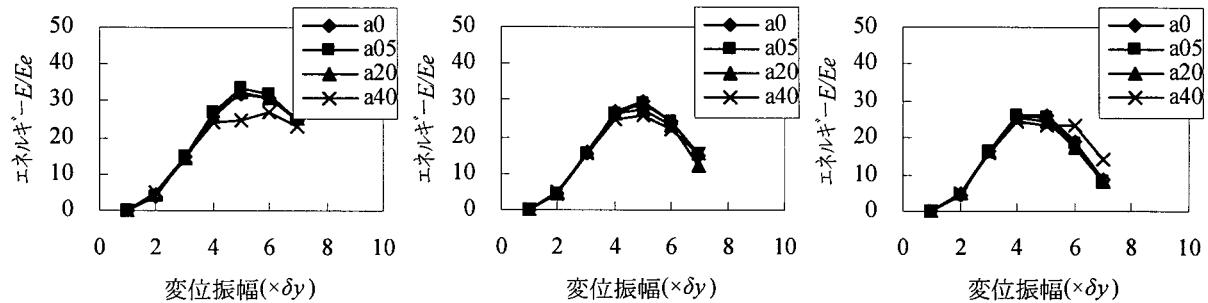


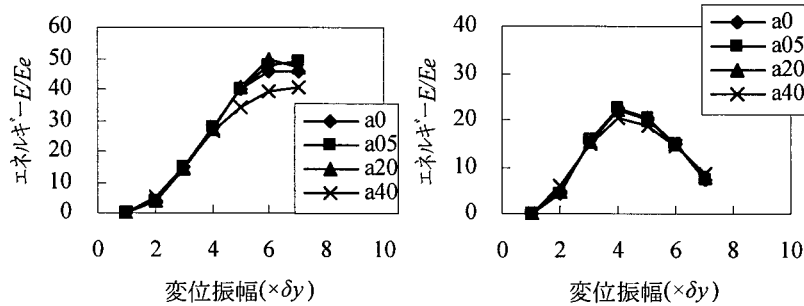
図-7 耐荷力と変形能に及ぼす軸力変動の影響



(a) モデル S1 ($R_f=0.075$, $\lambda=0.30$)

(b) モデル S2 ($R_f=0.075$, $\lambda=0.40$)

(c) モデル S3 ($R_f=0.075$, $\lambda=0.50$)



(d) モデル S4 ($R_f=0.050$, $\lambda=0.30$)

(e) モデル S5 ($R_f=0.110$, $\lambda=0.30$)

図-8 各変位振幅における履歴吸収エネルギー

最大耐荷力については、いずれのモデルにおいても軸力変動(定数 a)が大きくなるにつれて直線的に減少している。 H_{max} に対する変形能 δ_m は a の値が大きくなるにつれて小さくなる傾向もやや認められるが、軸力変動の大きさはそれほど大きな影響を与えないものと考えられる。また、 δ_s についても全般的に軸力変動が大きくなると減少する傾向が認められるが、S1 および S4 では a_0 よりも a_{05} の方が大きいという逆転現象が生じている。これらは今回解析した中では比較的高い耐荷力と変形能を有するモデルであるが、耐荷力および変形能が高い場合、一般にこのような現象が生じるのか否かは不明である。またこれらのモデルでは、 a_{05} 以

降の軸力変動の影響が大きくなっているが、これは前節で述べた理由により軸力変動が他の場合に比べ大きくなっていることによると考えられる。

3.4 吸収エネルギー

図-8 には、 $E_e = H_y \delta_y / 2$ で無次元化した各サイクルの履歴吸収エネルギーを示す。

すべてのモデルにおいて、 $a_0 \sim a_{20}$ の履歴吸収エネルギーはほぼ同一であり、吸収エネルギーに対する軸力変動の影響は小さいものと思われる。 a_{40} については、モデル S1 と S4 で明らかに軸力変動による履歴吸収エネルギーの変化が見られるが、これは他の解析ケースに比

べ、与えた軸力変動が大きいためだと考えられる。

4. まとめ

本研究では、軸力変動と水平力を同時に受ける円形断面の鋼製橋脚について、細長比パラメータ、径厚比パラメータおよび軸力変動の大きさを変化させて弾塑性有限変位解析を行った。得られた主な知見を以下に要約する。

- ① 軸力変動が大きくなるにつれて、水平荷重—水平変位履歴曲線の形は原点を中心とする対称性が崩れ、非対称性が強くなる。
- ② 軸力変動が大きくなると、最大耐力 H_{max} は直線的に減少する。
- ③ 軸力変動が最大耐力に対する変形能 δ_m および履歴吸収エネルギーに及ぼす影響はあまり大きくない。
- ④ 軸力変動が大きくなるにつれて、変形能 δ_5 は総じて減少する傾向を示すが、小さな軸力変動が δ_5 を増加させる場合もある。本研究では耐力や変形能が比較的高いモデルでそのような現象が認められた。

【参考文献】

- 1) 鈴木森晶, 宇佐美勉: 軸圧縮力と横力を受ける箱形断面鋼片持柱の強度と変形能に関する解析的研究, 構造工学論文集, Vol.41.A, pp.265-276, 1995.3.
- 2) 中川知和, 安波博道, 小林洋一, 橋本修身, 水谷慎吾, 森脇清明: 弾塑性有限変位解析による箱形鋼製橋脚の耐力と変形能の
- 評価, 第1回阪神・淡路大震災に関する学術講演会論文集, pp.599-604, 1996.1.
- 3) 安波博道, 寺田昌弘, 名取暢, 寺尾圭史, 西川和廣: 弾塑性 FEM による鋼管柱載荷実験のシミュレーション解析, 鋼構造論文集, Vol.3, No.9, pp.1-10, 1996.3.
- 4) 池田学, 山田正人, 市川篤司, 安波博道, 富永知徳: 鉄道鋼ラーメン橋脚の耐震設計法に関する一研究, 第3回鋼構造物の非線形数値解析と耐震設計への応用に関する論文集, 2000.1.
- 5) (社)日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編, 1996.12.
- 6) 中井博, 北田俊行, 河井章好, 酒造敏広, 吉川紀: 鋼製ラーメン橋脚の実績調査, 橋梁と基礎, Vol.16, No.6・7, 1982.6・7.
- 7) 葛漢彬, 高聖彬, 宇佐美勉, 松村寿男: 鋼製パイプ断面橋脚の繰り返し断塑性挙動に関する数値解析的研究, 土木学会論文集, No.577/I-41, pp.181-190, 1997.10.
- 8) MARC Analysis Research Corporation: MARC Version K7 Manual, Volume A~E, 1997.8.
- 9) 土木学会鋼構造委員会 鋼構造新技術小委員会 耐震設計研究 WG: 鋼橋の耐震設計指針案と耐震設計のための新技術, 1996.7.
- 10) 大田孝二, 中村聖三, 小林洋一, 中川知和, 水谷慎吾, 野中哲也: 鋼製橋脚の耐震設計に対する構造解析ソフトウェアの適用性, 橋梁と基礎, Vol.31, No.12, pp.33-39, 1997.12.